文章编号:1674-2974(2026)03-0076-12 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2026026

# 桩-土界面软化和基坑开挖对抗拔桩影响分析

凌道盛[1†],杨沛龙[1],胡琦[2],费忠君[3],楼东浩[4]
(1. 浙江大学 岩土工程研究所,浙江 杭州 310058;
2. 东通岩土科技股份有限公司,浙江 杭州 310020;
3. 上海兴庚基础工程有限公司,上海 201800;
4. 汉嘉设计集团股份有限公司,浙江 杭州 310011)

**摘 要**:承担上浮荷载的抗拔桩广泛应用于沿海地区建筑,其承载性能受桩-土界面软化和基坑开挖等因素影响,合理确定抗拔桩的承载性能对工程建设至关重要.将桩-土相对位移分为桩-土界面错动位移和桩周土竖向位移两部分.在错动区引入黏聚区域本构模型表征界面软化行为.桩周土竖向位移由回弹位移和基于Randolph剪切位移法计算的土体剪切位移构成.基于桩身荷载传递和位移连续的原理,采用位移协调法结合边界条件进行迭代求解,得到桩身轴力分布、桩侧摩阻力及荷载-位移曲线.通过算例分析与抗拔桩原位试验验证,结果表明:基坑开挖回弹效应所产生的位移场导致基桩被动上拔,部分桩侧摩阻力提前达到峰值强度后发生软化,进而降低开挖后桩的承载性能;开挖深度、有效桩长及土体性质均对承载性能存在影响,且开挖深度越深影响越显著,有效桩长越长则越能削弱基坑开挖的不利作用.原位试验结果表明:基坑开挖后基桩达到设计承载力时的上拔位移较开挖前显著增大.本方法预测得到抗拔桩在基坑开挖后的承载性能与实测结果误差较小,可以为工程设计提供参考.

**关键词**:土-结构相互作用;基坑开挖;抗拔单桩;承载力;桩侧摩阻力
**中图分类号**:TU473.1 **文献标志码**:A

# Analysis on effects of pile-soil interface softening and foundation pit excavation on uplift piles

LING Daosheng[1†], YANG Peilong[1], HU Qi[2], FEI Zhongjun[3], LOU Donghao[4]
(1. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;
2. Dongtong Geotechnical Technology Limited Co., Ltd., Hangzhou 310020, China;
3. Shanghai Sheenking Foundation Engineering Co., Ltd., Shanghai 201800, China;
4. Hanjia Design Group Co., Ltd., Hangzhou 310011, China)

**Abstract**: The uplift pile, which resists upward loads, is extensively used in coastal buildings. Its bearing performance is affected by factors such as pile-soil interface softening and foundation pit excavation. Reasonably determining the bearing performance of uplift piles is essential for engineering construction. The relative displacement between the pile and soil is divided into two components: the slip displacement at the pile-soil

* **收稿日期**:2025-03-01
**基金项目**:国家自然科学基金资助项目(51988101), National Natural Science Foundation of China(51988101)
**作者简介**:凌道盛(1968—),男,安徽黄山人,浙江大学教授,博士
† 通信联系人,E-mail: dsling@zju.edu.cn

interface and the vertical displacement of the side soil. A cohesive zone model is introduced in the slip zone to represent the softening behavior of the interface. The vertical displacement of the side soil consists of elastic rebound and shear displacement calculated using Randolph's shear displacement method. Based on the principles of pile load transfer and displacement continuity, a displacement compatibility method incorporating boundary conditions is adopted and solved iteratively to obtain the axial force distribution along the pile, the pile side friction resistance, and the load-displacement curve. Moreover, it is validated through numerical case analyses and in-situ tests on uplift piles. The analysis results indicate the follows: the rebound-induced displacement field caused by foundation pit excavation leads to passive uplift of the pile; some portions of the pile side friction resistance reach peak strength prematurely and then soften, resulting in reduced bearing performance after excavation; excavation depth, effective pile length, and soil properties all affect the bearing performance, where deeper excavation shows a greater impact, while longer effective pile length helps mitigate the adverse effect. The in-situ test results indicate the following: the uplift displacement of the pile at the design load after foundation pit excavation increases significantly, compared to that before excavation. The uplift performance predicted by this method after foundation pit excavation shows small deviation from the measured results, and can serve as a reference for engineering design.

**Key words**: soil-structure interaction; foundation pit excavation; single uplift pile; bearing capacity; pile side friction resistance

沿海地区地下水位普遍较高,纯地下结构和大面积裙房往往承受较大上浮力,抗拔桩常用于承担此类荷载.实际工程中,抗拔桩的沉桩施工和静载试验先于基坑开挖.基坑开挖会产生卸荷效应和回弹效应,这两类效应会对坑内工程桩造成影响[1-2],严重时甚至会导致钢筋笼断裂等结构缺陷.针对这一工程问题,已有学者开展了相关试验与理论研究.罗耀武等[3]通过模型试验分析了基坑开挖直径、开挖深度等因素对抗拔桩承载性能的影响,发现开挖直径与深度越大,抗拔桩承载力下降越显著;后续其在超重力条件下再一次验证了这一试验规律[4].此外,部分学者借助有限元数值模拟,研究了基坑开挖过程中空间效应、群桩效应、坑内外土体应力路径以及桩筏共同作用等因素对工程桩的影响[5-10].理论研究方面,荷载传递法[11]、剪切位移法[12]最先被用于计算工程桩承载力.传统理论计算方法在表征桩-土相对位移时存在不足,凌道盛等[13]提出一种渐进扩展过程分析方法,将剪切带两侧相对变形分解为常规应变与附加相对位移两部分,该方法适用于桩-土剪切过程的分析.陈昌富等[14]将桩体总位移分为桩-土界面相对位移与界面外土体位移两部分,提出一种融合荷载传递法与剪切位移法的抗拔桩计算方法.叶帅华等[15]提出综合荷载传递法与剪切位移法的计算模型并用其解决单桩沉降和承载问题.周攀等[16]使用界面本构模型模拟桩-土界面应变硬化与软化行为,实现对单桩荷载-沉降响应的预测.此类方法较为真实反映了桩-土应力-应变关系,但尚未考虑基坑开挖这一因素对基坑内工程桩承载性能的影响,无法反映桩-土界面真实剪切过程.试验表明,密实土体中工程桩上拔过程中界面出现应变软化[17].金子豪等[18]通过试验发现具有一定粗糙度的混凝土界面在与砂土剪切过程中均出现软化现象.同时,基坑开挖导致土体回弹进而使桩身产生拉力[19-20],这一过程改变了桩-土位移场,影响界面软化性能.

针对桩-土界面软化和基坑开挖对抗拔桩承载性能造成的影响,本文在上述研究的基础上采用黏聚区域本构模型表征桩-土界面软化,同时考虑基坑开挖产生的桩-土相对位移和土体超固结效应提出一种抗拔桩分析方法.最后基于抗拔桩原位试验实测数据,验证所提方法的合理性.

## 1　界面软化与抗拔桩分析模型

### 1.1　基本假设与桩-土界面模型

本文假定:1)桩-土相对位移分为桩-土界面错动位移和桩周土竖向位移两部分,且界面厚度忽略不计,界面错动位移为 $w^{c}$,界面外土体剪切位移为 $w^{g}$.基坑开挖前土体处于正常固结状态,基坑开挖后

土体产生回弹位移$w^{r}$,桩-土界面处土体竖向位移为$w^{s}$,桩体竖向位移为$w^{p}$,各部分位移关系如图1所示;2)土体为各向同性材料,回弹模量和泊松比分别为$E$和$\upsilon$,由于抗拔桩的位移特性,不考虑下卧层的影响;3)桩为线弹性体,受力变形过程桩身直径和弹性模量不变,不考虑桩身开裂、桩身屈曲和失稳破坏;4)桩受荷时超出影响范围的桩侧土位移不变.

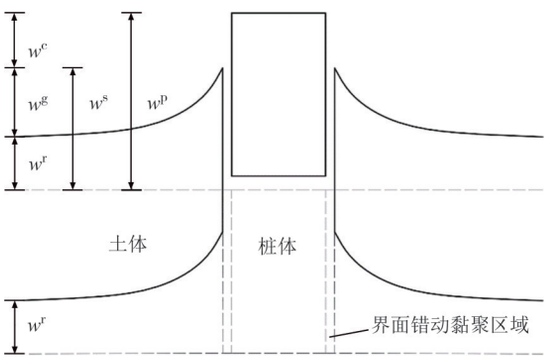



图1 桩-土位移关系

Fig.1 Pile-soil displacement relationship

桩-土界面模型:桩-土界面的错动属于桩周土体应变局部化破坏过程,黏聚区域模型可以表征其力学行为. Hu等[21]提出一种能够描述变形集中带压剪耦合变形的岩土黏聚区域模型,该模型能表示界面土体错动过程中的应变软化,具体表达式如下.

单向剪切时,上升段和峰后软化段:

$$\tau = \exp(1)\tau_{\mathrm{p}}\frac{w^{\mathrm{c}}}{w_{\mathrm{t}}^{\mathrm{c}}}\exp\left(-\frac{|w^{\mathrm{c}}|}{w_{\mathrm{t}}^{\mathrm{c}}}\right)\quad\left(|w^{\mathrm{c}}|\leqslant w_{\mathrm{sr}}^{\mathrm{c}}\right)\tag{1}$$

$$\tau_{\mathrm{p}} = c_{\mathrm{p}} + \mu_{\mathrm{sp}}|\sigma_{\mathrm{h}}'|\tag{2}$$

式中:$\tau$、$w^{\mathrm{c}}$分别为桩-土界面的剪应力和错动位移;$\tau_{\mathrm{p}}$为峰值剪应力;$w_{\mathrm{t}}^{\mathrm{c}}$为该剪应力对应的位移;$w_{\mathrm{sr}}^{\mathrm{c}}$为进入残余强度位移分界点;$c_{\mathrm{p}}$为土体黏聚力;$\mu_{\mathrm{sp}} = \tan\left(\varphi_{\mathrm{p}}^{\mathrm{c}}\right)$表示土体峰值摩擦系数,其中$\varphi_{\mathrm{p}}^{\mathrm{c}}$对应土体峰值内摩擦角,在界面处对应桩-土界面摩擦角;$\sigma_{\mathrm{h}}'$为土体法向有效应力. 相关参数可由土工单元剪切试验结果反演得到.

残余塑性段:

$$\tau = r_{\mathrm{c}}c_{\mathrm{p}} + r_{\mathrm{c}}\mu_{\mathrm{sp}}|\sigma_{\mathrm{h}}'|\mathrm{sgn}\left(w^{\mathrm{c}}\right)\quad\left(|w^{\mathrm{c}}|>w_{\mathrm{sr}}^{\mathrm{c}}\right)\tag{3}$$

式中:$\mathrm{sgn}\left(w^{\mathrm{c}}\right) = \begin{cases}-1, w^{\mathrm{c}}<0\\ 1, w^{\mathrm{c}}\geqslant 0\end{cases}$为符号函数;$r_{\mathrm{c}}$为残余应力折减系数.

该黏聚区域模型中,反向剪切准则为:当前位移小于同方向最大位移,则该方向进入卸载/再加载状态[22],卸载时应力路径向原点进行. 在桩-土界面室内剪切试验反向剪切过程中,当剪应力减小至0时,相对位移并未减小至0[23],在大位移情况下该反向剪切准则不再适用. 本文在此黏聚区域模型基础上,结合桩-土界面理想弹塑性模型,提出分段式反向剪切准则适配不同桩-土剪切路径,改进后模型如图2所示. 基坑开挖时,桩周土相对桩向上移动,开挖完成后对桩施加上拔荷载时桩周土相对桩向下移动,即先出现土对桩向上剪切后出现向下反向剪切. 图3为同一算例桩在开挖后使用不同反向剪切准则得到的上拔荷载-位移曲线,当桩达到极限承载力时,向原点反向剪切准则计算结果偏小26%. 在基坑开挖深度更大,桩位移更大的条件下,此误差会进一步放大.

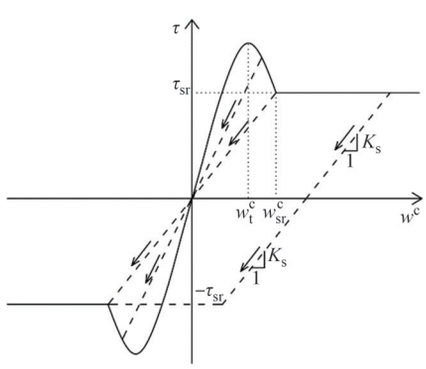



图2 桩-土界面往返剪切模型

Fig.2 Back and forth shear model of pile-soil interface

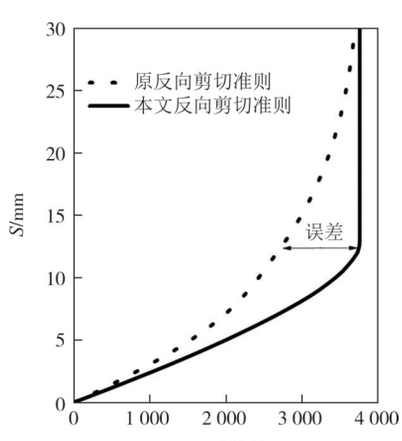



图3 不同反向剪切准则$Q$-$S$曲线图

Fig.3 $Q$-$S$ curve chart of different reverse shearing law

反向剪切准则具体表达为式(4)~式(7),当出现反向剪切时,若历史最大位移未进入残余塑性段(即$w_1^{\mathrm{c}} < w_{\mathrm{sr}}^{\mathrm{c}}$):

$$\tau = \frac{w^{\mathrm{c}}}{w_1^{\mathrm{c}}}\tau_1\quad\left(|w^{\mathrm{c}}|\leqslant w_1^{\mathrm{c}}\right)\tag{4}$$

$$\tau = \exp(1)\tau_{\mathrm{p}}\frac{w^{\mathrm{c}}}{w_{\mathrm{t}}^{\mathrm{c}}}\exp\left(-\frac{|w^{\mathrm{c}}|}{w_{\mathrm{t}}^{\mathrm{c}}}\right)\quad\left(w_{1}^{\mathrm{c}} < |w^{\mathrm{c}}| \leqslant w_{\mathrm{sr}}^{\mathrm{c}}\right) \tag{5}$$

若历史最大位移进入残余塑性段(即$w_{1}^{\mathrm{c}} \geqslant w_{\mathrm{sr}}^{\mathrm{c}}$):

$$\tau = \tau_{1} - K_{\mathrm{s}}\left(w_{1}^{\mathrm{c}} - w^{\mathrm{c}}\right)\quad\left[\left(w_{1}^{\mathrm{c}} - w^{\mathrm{c}}\right) < 2w_{\mathrm{sr}}^{\mathrm{c}}\right] \tag{6}$$

$$K_{\mathrm{s}} = \frac{\tau_{\mathrm{sr}}}{w_{\mathrm{sr}}} \tag{7}$$

式中:$w_{1}^{\mathrm{c}}$为正向历史最大位移;$\tau_{1}$为该位移对应剪应力;$K_{\mathrm{s}}$为临界剪切刚度.

## 1.2　控制方程与求解方法

### 1.2.1　界面外土体剪切位移

对于界面外土体剪切带的力学模型,采用Randolph等[24]改进的剪切位移法,桩与无限远处土体竖向位移差:

$$w^{\mathrm{g}} = \frac{\tau r_{0}}{G}\ln\left(\frac{r_{\mathrm{m}}}{r_{0}}\right) \tag{8}$$

式中:$\tau$为紧邻桩周表面土体剪应力;$r_{0}$为桩的半径;$G$为土体剪切模量;$r_{\mathrm{m}}$为桩周土剪应力传播范围半径.

$r_{\mathrm{m}}$取值为:

$$r_{\mathrm{m}} = 2.5l\rho(1 - v) \tag{9}$$

式中:$l$为桩长;$\rho = G(l/2)/G(l)$为土体不均匀性因子,代表桩中点深度土体与桩底部土体剪切模量比值.

剪切模量形式采用Gibson土假设[25]:

$$G = G(0) + mz \tag{10}$$

式中:$G(0)$为土体地表处的剪切模量;$m$为剪切模量随深度的增加率;$z$为土体深度.

### 1.2.2　土体法向压力

基坑开挖导致开挖面以下土体超固结,采用$K_{0}$加卸载模型[26]计算基坑开挖后的水平土压力,如图4所示分为两个过程:

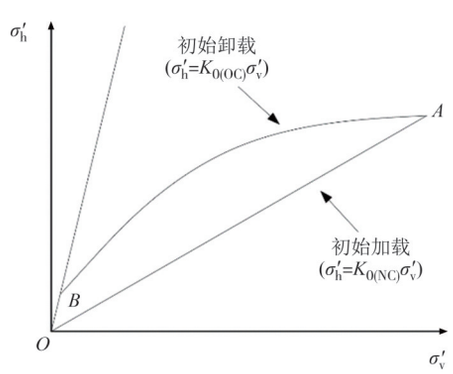



图4　$K_{0}$加卸载模型图

Fig.4　$K_{0}$ plus and unload model diagram

加载过程($OA$线):

$$\sigma_{\mathrm{h}}' = K_{0(\mathrm{NC})}\sigma_{\mathrm{v}}' \tag{11}$$

$$K_{0(\mathrm{NC})} = 1 - \sin\varphi' \tag{12}$$

式中:$K_{0(\mathrm{NC})}$为正常固结土静止土压力系数;$\sigma_{\mathrm{v}}'$为土体竖向有效应力.

卸载过程($AB$线):

$$\sigma_{\mathrm{h}}' = K_{0(\mathrm{OC})}\sigma_{\mathrm{v}}' \tag{13}$$

$$K_{0(\mathrm{OC})} = K_{0(\mathrm{NC})}O_{\mathrm{CR}}{}^{\alpha} \tag{14}$$

$$O_{\mathrm{CR}} = \sigma_{\mathrm{v\,max}}'/\sigma_{\mathrm{v}}' \tag{15}$$

式中:$K_{0(\mathrm{OC})}$为超固结土静止土压力系数;$O_{\mathrm{CR}}$为超固结比;$\sigma_{\mathrm{v\,max}}'$为土体经受的历史最大竖向有效应力;$\alpha$为卸载系数,取Mayne等[27]提出的经验公式计算:

$$\alpha = \sin\varphi' \tag{16}$$

式(16)已由试验验证对砂土、黏土等不同土体水平土压力计算具有较好适用性[28].其中,砂土内摩擦角$\varphi'$由直剪试验测得,黏土内摩擦角$\varphi'$取自固结排水剪试验.

### 1.2.3　土体回弹位移

土体回弹位移采用《建筑地基基础设计规范》(GB 50007—2011)[29]推荐的分层总和法进行计算.

$$w^{\mathrm{r}} = \psi_{\mathrm{c}}\sum_{i=1}^{n}\frac{p_{\mathrm{c}}}{E_{ci}}\left(z_{i}\bar{\alpha}_{i} - z_{i-1}\bar{\alpha}_{i-1}\right) \tag{17}$$

式中:$\psi_{\mathrm{c}}$为回弹量计算经验系数,无地区经验时可取1.0;$p_{\mathrm{c}}$为基坑底面以上土的自重压力;$E_{ci}$为土的回弹模量;$z_{i}$、$z_{i-1}$分别为基坑底面至第$i$和第$i$-1层土底面的距离;$\bar{\alpha}_{i}$、$\bar{\alpha}_{i-1}$分别为基坑底面计算点至第$i$和第$i$-1层土底面范围内平均附加应力系数,本文取1.

### 1.2.4　求解方法

将桩沿长度方向划分为$n$个单元,每个单元受到邻近单元接触力和土体剪切力,如图5所示.在荷载传递法中,桩周土被视为有限个土弹簧[11].在本模型中,土弹簧被视为两个刚度不同的弹簧串联在一起,$w^{\mathrm{c}}$和$w^{\mathrm{g}}$分别对应两个弹簧的位移.

对于每个桩单元,桩-土相对位移关系可以表示为:

$$w_{i}^{\mathrm{p}} = w_{i}^{\mathrm{s}} - w_{i}^{\mathrm{c}} \tag{18}$$

$$w_{i}^{\mathrm{s}} = w_{i}^{\mathrm{r}} - w_{i}^{\mathrm{g}} \tag{19}$$

式中:$w_{i}^{\mathrm{p}}$为桩单元位移;$w_{i}^{\mathrm{s}}$为土体位移;$w_{i}^{\mathrm{c}}$和$w_{i}^{\mathrm{g}}$的符号规定以桩平面为原点,向上为正,向下为负;$w_{i}^{\mathrm{r}}$为桩单元所处深度的土体回弹位移.

桩承受桩顶竖向荷载时,任一单元的竖向受力平衡条件为:

$$\frac{\mathrm{d}^{2}w_{i}^{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}z^{2}} = \frac{2\pi r_{0}}{E_{\mathrm{p}}A_{\mathrm{p}}}\tau(z) \tag{20}$$

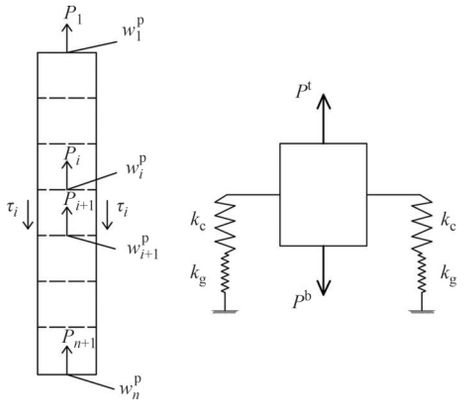



图5 桩与桩单元受力模式图

Fig.5 Diagram of the stress mode of piles and pile elements

式中:$E_p$为桩身弹性模量;$r_0$和$A_p$分别为桩身横截面半径和横截面面积;$\tau(z)$为深度$z$处土作用于桩侧的摩阻力,向上为正,向下为负,$\tau(z)$可用式(1)~式(6)代换.

桩单元剪应力由土弹簧提供,两个弹簧提供相同的弹力:

$$\begin{cases}\tau_i = \tau_i\left(w_i^c\right)\\ \tau_i = \tau_i\left(w_i^g\right)\end{cases} \tag{21}$$

相邻桩单元之间力和位移的传递方程为:

$$P_{i+1} = P_i + \frac{\left(\tau_i + \tau_{i+1}\right)}{2}\cdot \Delta h \cdot s \tag{22}$$

$$w_{i+1}^p = w_i^p + \frac{P_{i+1} + P_i}{2E_pA_p}\cdot \Delta h \tag{23}$$

式中:$P_i$为单元顶荷载;$\Delta h$为单元厚度;$s$为桩横截面周长.

采用变形协调法计算抗拔桩的荷载,具体步骤如下:

1)桩顶位移为$w^p$,假定一个较大的桩顶荷载$Q_1$,单元1的顶部荷载为:

$$P_1 = Q_1 \tag{24}$$

单元1的顶部位移为:

$$w_1^p = w^p \tag{25}$$

2)假定单元1的弹性变形为:

$$e_1 = \frac{P_1\Delta h}{E_pA_p} \tag{26}$$

3)单元1的中点位移为:

$$w_1^m = w_1^p - e_1/2 \tag{27}$$

4)根据式(18)和式(19)两弹簧的位移和为:

$$w_1^g + w_1^c = w_1^s - w_1^m \tag{28}$$

通过迭代计算使得

$$\tau_1\left(w_1^c\right) = \tau_1\left(w_1^g\right) \tag{29}$$

5)当确定剪应力后,单元1的总摩阻力为:

$$T_1 = \tau_1\cdot\Delta h\cdot s \tag{30}$$

6)单元1的底部荷载为:

$$P_2 = P_1 + T_1 \tag{31}$$

7)单元1的修正弹性变形为:

$$e_1' = \frac{\left(P_1 + P_2\right)}{2EA} \tag{32}$$

8)比较$e_1'$和$e_1$,若二者差值大于限定值(可取0.001 mm),则赋值$e_1 = e_1'$,重复步骤3)~7),直至二者差值小于限定值.

9)单元2的顶部位移为:

$$w_2^p = w_1^p - e_1' \tag{33}$$

10)重复步骤2)~8),得到单元3的顶部位移.以此类推,计算桩身各单元的位移和拉力.终止条件为计算到桩端单元或某个单元顶部位移小于指定极小值(可取0.001 mm).

11)桩侧总摩阻力为:

$$T_m = \sum_{i=1}^{n} T_i \tag{34}$$

12)再假定一个较小的桩顶荷载$Q_2$,重复步骤1)~11),得到另一个总摩阻力$T_m'$.

13)定义桩顶平均荷载为:

$$Q_3 = \left(Q_1 + Q_2\right)/2 \tag{35}$$

重复步骤1)~11),得到总摩阻力$T_{mean}$.

14)如果$T_{mean}$与$Q_3$绝对值差值在限定值内,则$Q_3$即为桩在桩顶位移$w^p$下的荷载,计算终止.如果超过限定值,若$\left(T_{mean} + Q_3\right)\times\left(T_1 + Q_1\right) < 0$,赋值$Q_2 = Q_3$,反之,$Q_1 = Q_3$.重复步骤1)~13),直至$T_{mean}$与$Q_3$绝对值差值在限定值内.

15)对应不同桩顶位移,重复步骤1)~14),得到相应的荷载,得到抗拔桩的荷载-位移曲线.

### 1.3 方法验证

在本文方法中,当界面黏聚区域模型中的剪切刚度取无穷大时,桩-土相对位移仅剩界面外土体剪切位移,即退化为剪切位移法.为了验证计算程序的正确性,与已有的计算实例作对比.Randolph等[30]使用剪切位移法计算了一根半径140 mm,长度5.6 m的混凝土桩在致密砂土中的平均荷载-沉降曲线.取与原文相同的计算参数进行算例验证,计算结果如图6所示,计算结果与曲线的高度吻合验证了本文方法计算程序的正确性.

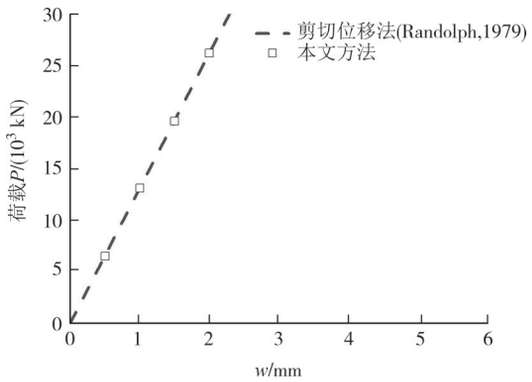



图 6　荷载-沉降曲线

Fig.6　Load-settlement curve

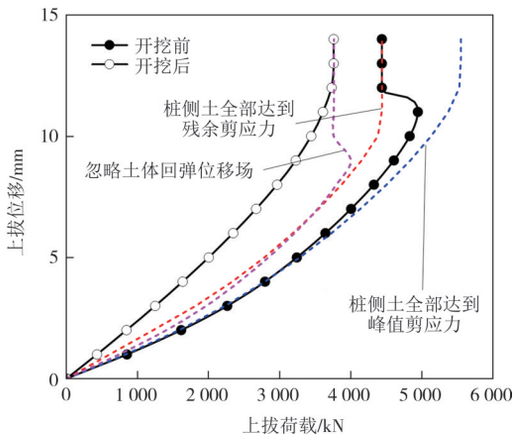



图 7　开挖前后抗拔桩荷载-位移曲线图

Fig.7　Load-displacement curves diagram of uplift pile before and after excavation

## 2　界面软化对桩承载机制影响分析

### 2.1　分析模型

使用本文方法计算基坑开挖条件下单根抗拔桩,分析界面软化在基坑开挖前后,以及开挖过程中对桩承载性能的影响.为方便分析,桩身处于同一土层中.土体为砂土,$\gamma'$=8 kN/m$^3$,$\varphi'$=38°,回弹模量$E_c$=100 MPa,桩土界面摩擦角$\delta$=31°.桩为线弹性体,$E_p$=30 GPa.开挖深度$H$=10 m,不考虑开挖部分土体与抗拔桩之间的侧摩擦力.有效桩长 40 m,桩径$r_0$=0.4 m.黏聚区域模型中相关参数取值参考土-结构界面剪切试验结果[17-18],取$w_t^c$ = 2 mm,$r_c$=0.8.残余强度位移分界点由式(1)和式(3)联立求解获得,$w_{sr}^c$ = 3.6 mm.

### 2.2　开挖对承载性能影响

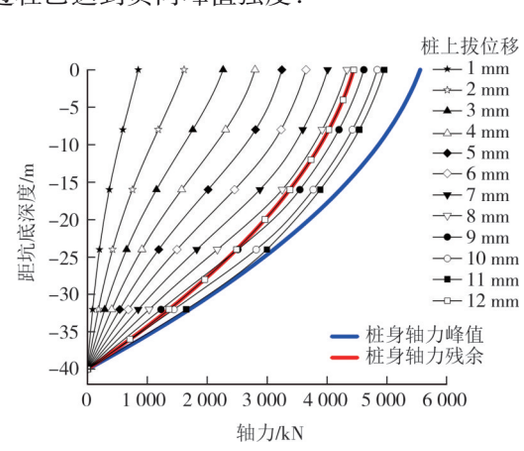
图 7 为抗拔桩在开挖前后的荷载-位移曲线图,开挖后桩的抗拔刚度和极限承载力都有显著降低.该模型分析得到开挖前抗拔桩极限承载力为4 953 kN,开挖后为 3 767 kN,开挖后抗拔桩极限承载力较开挖前下降24%.在考虑界面软化因素后,曲线在开挖前后出现形态上变化.开挖前的曲线表现出界面软化过程,开挖后则不表现.原因是开挖前土体处于未扰动状态,基坑开挖过程产生土体回弹,该位移场使部分桩-土界面剪切强度提前进入残余状态,基坑开挖后对桩施加荷载时界面剪切强度不会再到达峰值强度.因此,抗拔桩在基坑开挖后的荷载-位移曲线上不再呈现软化特征.

### 2.3　桩身轴力与桩侧摩阻力

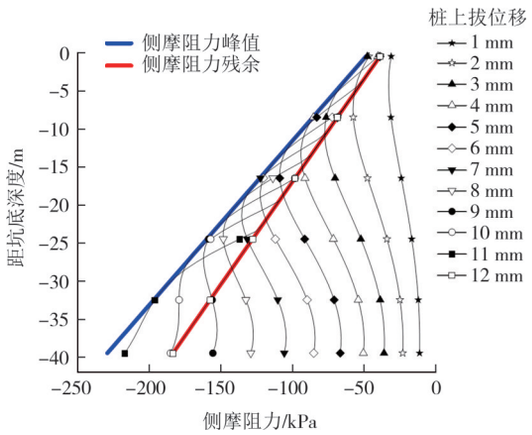
图 8(a)(b)分别为开挖前抗拔桩承受上拔荷载时的桩身轴力分布图和桩侧摩阻力分布图.由图可以看出,桩顶承受上拔荷载后,桩侧表面受到负摩阻力.随着上拔位移的增加,桩身摩阻力自上而下依次到达峰值强度随后达到残余强度,直至桩身各点侧摩阻力均达到残余强度.全桩身摩阻力无法同时达到峰值强度,桩极限承载力在桩身底部侧摩阻力达到峰值时出现.

图 8(c)(d)分别为在基坑开挖过程中土体回弹带动桩上拔时的桩身轴力分布图和桩侧摩阻力分布图.由图可以看出,桩身轴力在开挖的过程中逐渐增大.越靠近桩的两端,桩侧摩阻力发挥越充分.中性点随挖深增大逐渐下移,对应桩身轴力最大点也下移.

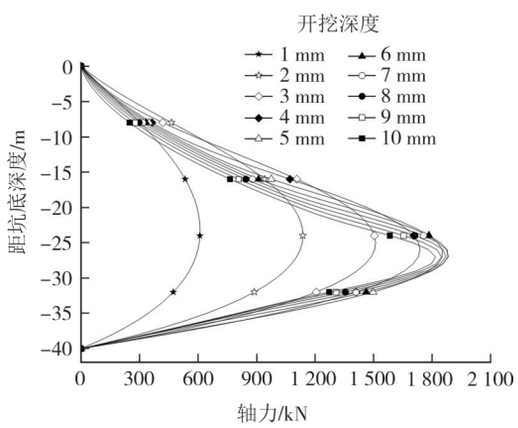
图 8(e)(f)分别为基坑开挖后抗拔桩承受上拔荷载时的桩身轴力分布图和桩侧摩阻力分布图.由图可以看出桩身轴力分布由中部大两端小逐渐转变为顶部最大.随着桩顶位移的增大,上段桩的桩土界面呈现反向剪切过程,正摩阻力逐渐减小,由于在基坑开挖过程中已达到正向的峰值强度,经历过软化过程,所以负摩阻力发挥到极限时未达到峰值强度.下段桩身负摩阻力由下至上逐步发挥,桩底部在开挖过程已达到负向峰值强度.



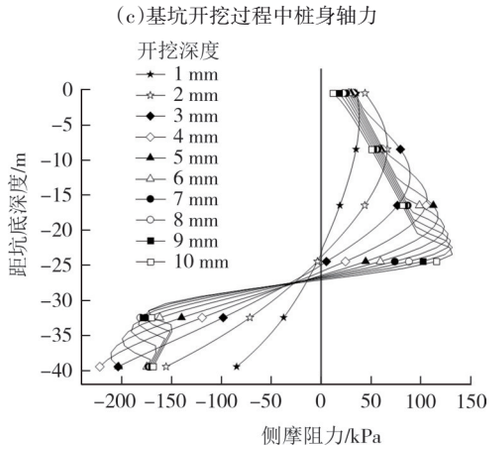

(a)基坑开挖前桩身轴力



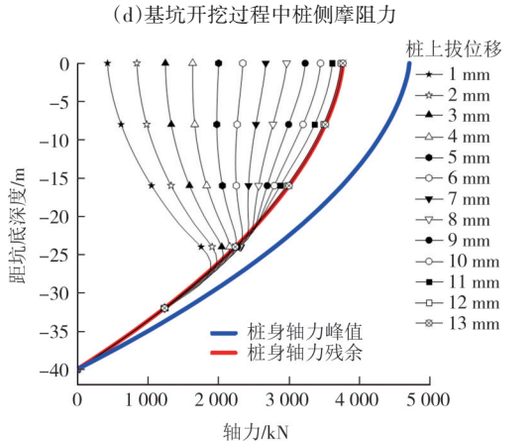

(b)基坑开挖前桩侧摩阻力



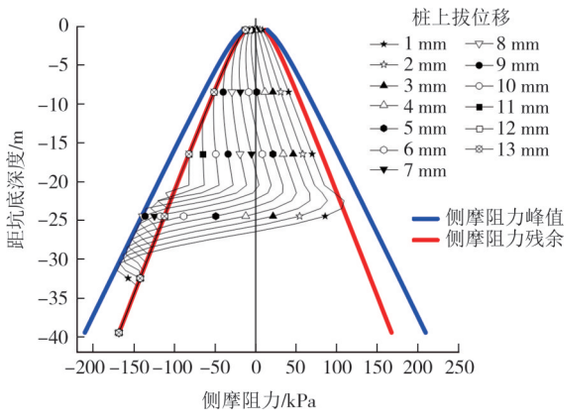

(c)基坑开挖过程中桩身轴力




(d)基坑开挖过程中桩侧摩阻力




(e)基坑开挖后桩身轴力




(f)基坑开挖后桩侧摩阻力

图 8 抗拔桩桩身轴力和桩侧摩阻力分布图

Fig.8 Distribution diagrams of axial force and pile side friction resistance of uplift pile

### 2.4 桩–土相对位移

根据计算结果,桩–土相对位移在开挖前后有不同的分布. 在基坑开挖前,若进行静载试验,全桩身为单向剪切,桩侧摩阻力全部为负值,$w^{g}$ 和 $w^{c}$ 为负值. 在基坑开挖的过程中,土体由于卸荷产生了回弹,带动桩身产生向上的位移,此时桩身上部承受正摩阻力,下部承受负摩阻力. 桩身自上而下 $w^{g}$ 和 $w^{c}$ 从较大值逐渐减小,越过中性点后变为负值,随后其绝对值逐渐增大,底部为最大负相对位移. 桩身受到的正负摩阻力达到自平衡,桩身整体受拉. 若在基坑开挖后施加上拔荷载,桩–土相对位移会在此位移场基础上产生变化. 施加荷载较小时,桩上拔位移未超过土回弹位移,桩身中性点向上移动,$w^{g}$ 和 $w^{c}$ 正值范围减小. 施加荷载超过一定值后,$w^{g}$ 和 $w^{c}$ 全部变为负值,桩身最底部桩–土相对位移最大,最先发挥摩阻力. 此外,水平土压力和土体剪切模量随深度增加,越深处桩–土界面剪切刚度越大.

对于开挖过程中桩–土相对位移变化,选择 3 处代表性位置[分别为桩顶、桩身中性点附近(距离桩顶 27 m)和桩底]记录 $w^{c}$ 随开挖深度增加变化过程. 结果如图 9 所示,在开挖过程中,桩顶处正值 $w^{c}$ 逐渐增大,桩底处负值 $w^{c}$ 绝对值逐渐增大,桩身中下部 $w^{c}$ 由负值变为正值,中性点逐渐下移.

## 3 抗拔桩影响因素分析

基坑开挖对抗拔桩承载性能的影响与许多因素有关,开挖深度 $H$,开挖面以下的有效桩长 $L$,土体性

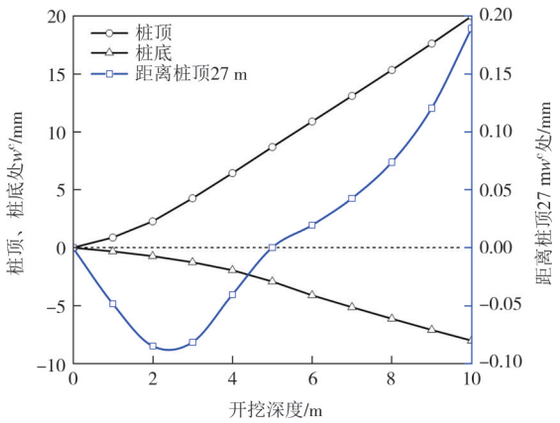



图 9　界面错动位移随深度变化图

Fig.9　Diagram of interface slip displacement variation with depth

质都会影响抗拔桩承载性能.

### 3.1　开挖深度

为评价开挖深度的影响,进行了砂土地基中有效桩长 $L$=40 m,开挖深度 $H$ 分别为 5、10、20 m 时抗拔桩基坑开挖前后的承载性能分析,其余参数如第 2 节所述. 图 10 和图 11 分别为开挖后桩侧摩阻力及桩身轴力分布图,由图可以看出,开挖越深,开挖导致桩受到的侧摩阻力越大,桩身轴力也越大. 摩阻力曲线中两端的线性段代表其已达到残余强度. 开挖深度较小时,坑内土体回弹位移场对桩侧摩阻力影响较小,桩侧摩阻力未达到残余强度区段范围较大. 不同开挖深度下抗拔桩极限承载力损失比见表 1,损失比随开挖深度的增大而增大.

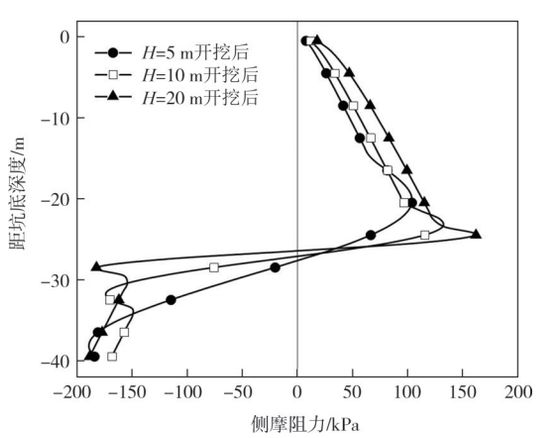



图 10　$H$ 不同时开挖后抗拔桩桩侧摩阻力分布图

Fig.10　Distribution diagram of pile side friction resistance of uplift pile after excavation at different $H$

### 3.2　有效桩长

为评价地基中抗拔桩有效桩长 $L$ 的影响,计算当 $L$ 取 20、40、60 m 时抗拔桩在基坑开挖前后的极限

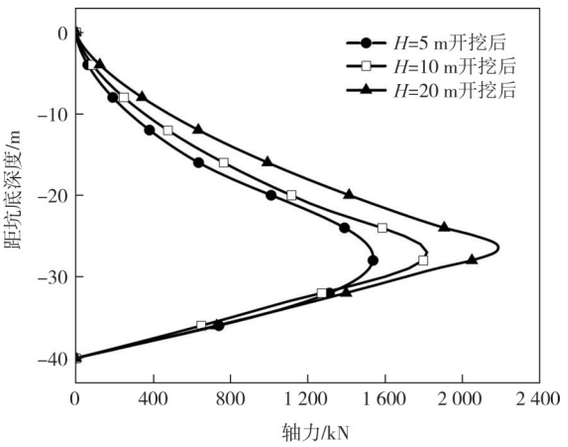



图 11　$H$ 不同时开挖后抗拔桩轴力分布图

Fig.11　Distribution diagram of axial force of uplift pile after excavation at different $H$

**表 1　不同开挖深度下抗拔桩极限承载力**

**Tab.1　Ultimate bearing capacity of uplift piles at different excavation depths**

| 开挖深度/m | 开挖前极限承载力/kN | 开挖后极限承载力/kN | 极限承载力损失比/% |
|---|---|---|---|
| 5 | 4 171 | 3 386 | 18.8 |
| 10 | 4 953 | 3 767 | 23.9 |
| 20 | 6 506 | 4 457 | 31.5 |

承载力,其余参数同第 2 节. 由图 12 看出不同有效桩长开挖后摩阻力分布形态相似,由于有效桩长越长,其埋置越深,土应力水平越大,长桩底部侧摩阻力较难在基坑开挖阶段达到极限值. 有效桩长较长时,基坑土体回弹对桩承载性能影响削弱,开挖后底部桩段依然具有界面软化现象. 由图 13 和表 2 得出,有效桩长越长,开挖后桩身轴力越大,极限承载力损失比越小.

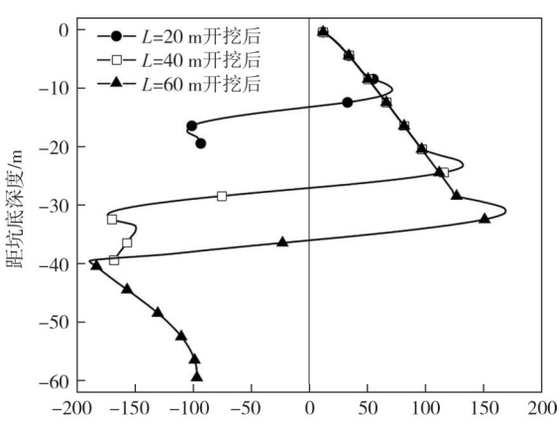



图 12　$L$ 不同时开挖后抗拔桩桩侧摩阻力分布图

Fig.12　Distribution diagram of pile side friction resistance of uplift pile after excavation at different $L$

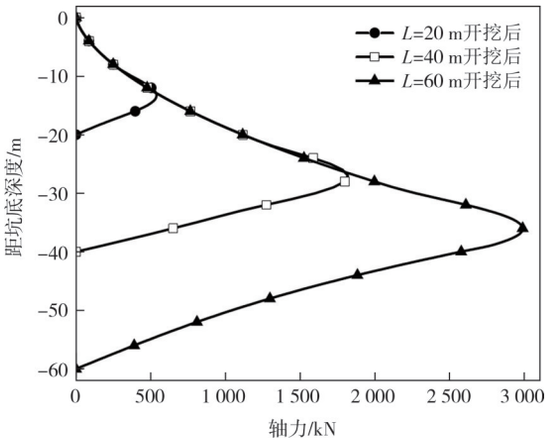



图 13 $L$不同时开挖后抗拔桩轴力分布图

Fig.13 Distribution diagram of axial force of uplift pile after excavation at different $L$

**表 2 不同有效桩长下抗拔桩极限承载力**

**Tab.2 Ultimate bearing capacity of uplift piles under different effective pile lengths**

| 有效桩长/m | 开挖前极限承载力/kN | 开挖后极限承载力/kN | 极限承载力损失比/% |
|---|---|---|---|
| 20 | 1 794 | 1 115 | 37.8 |
| 40 | 4 953 | 3 767 | 23.9 |
| 60 | 9 524 | 8 308 | 12.8 |

### 3.3 土体性质

由第 1 节内容可得,抗拔桩的承载性能与土体物理力学性质有关,本节对粉土和黏土地基中抗拔桩承载性能进行计算分析. 相关参数取自代表性土体土工试验[31-32]:粉土 $c'$=3 kPa,$\varphi'$=26°,回弹模量 $E_c$=50 MPa,峰值错动位移 $w_t^c$ = 2 mm,$w_{sr}^c$ = 3.6 mm;黏土 $c'$=6 kPa,$\varphi'$=20°,回弹模量 $E_c$=20 MPa,峰值错动位移 $w_t^c$ = 3.5 mm,$w_{sr}^c$ = 6.4 mm. 桩-土界面摩擦系数取土体内摩擦系数的 80%. 基坑开挖工况均为单层土地基开挖 10 m,桩的计算参数与砂土地基相同.

图 14 和图 15 为不同土体中基坑开挖相同深度的抗拔桩桩侧摩阻力和桩身轴力分布图,表 3 列出不同土体性质中抗拔桩极限承载力. 开挖后桩侧摩阻力与桩身轴力在不同土体中大小顺序依次为砂土、粉土、黏土,而在距坑底深度 28 m 处附近桩侧摩阻力的大小顺序为黏土、粉土、砂土. 原因是在相同开挖深度条件下,回弹模量越小,开挖后由坑内土回弹位移场产生的桩-土相对位移越大. 桩侧摩阻力达到残余强度的区段范围越大,桩侧摩阻力在中性点位置附近由正变负的梯度越大. 桩极限承载力损失比在不同土体中的大小顺序为黏土、粉土、砂土,原因是开挖过程中桩身轴力大小主要受土回弹模量影响,极限承载力损失主要与卸载系数 $\alpha$ 相关.

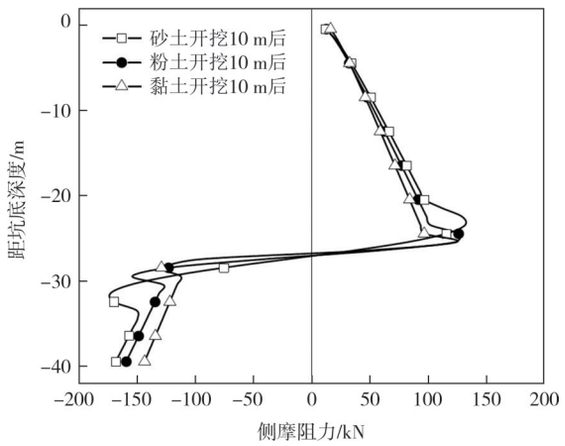



图 14 土体性质不同时开挖后抗拔桩桩侧摩阻力分布图

Fig.14 Distribution diagram of pile side friction resistance of uplift pile after excavation at different soil properties

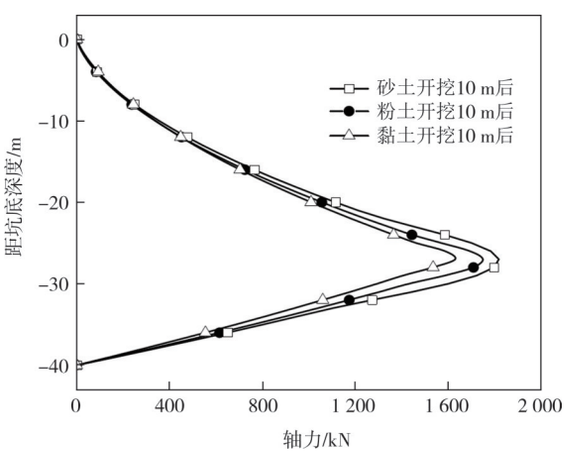



图 15 土体性质不同时开挖后抗拔桩轴力分布图

Fig.15 Distribution diagram of axial force of uplift pile after excavation at different soil properties

**表 3 不同土体性质下抗拔桩极限承载力**

**Tab.3 Ultimate bearing capacity of uplift piles under different soil properties**

| 土体性质 | 开挖前极限承载力/kN | 开挖后极限承载力/kN | 极限承载力损失比/% |
|---|---|---|---|
| 砂土 | 4 953 | 3 767 | 23.9 |
| 粉土 | 4 916 | 3 565 | 27.5 |
| 黏土 | 4 814 | 3 286 | 31.7 |

## 4 工程实例验证

### 4.1 工程概况

本工程位于杭州市萧山区南阳街道,拟建项目主要为 32 栋 14 层住宅楼. 设一层整体地下室,开挖

深度为6 m. 抗拔桩为预制管桩,桩身直径$d$=600 mm,承台下群桩桩距为4$d$. 采用静力压桩工艺沉桩. 有效桩长约为14 m,桩身混凝土等级为C40,受力钢筋为6⌀25. 根据勘察报告,本项目场地属冲海积平原区,桩深度范围内主要分为5个土层,各土层物理力学特性见表4. 选取两根纯地下室结构所属抗拔桩进行竖向抗拔静载试验,开挖前的试验在完成沉桩静置30 d后进行,开挖后的试验在基坑开挖完成后立即进行,试验荷载700 kN,分10级加载,每级加载为试验荷载的1/10.

**表4　土层物理力学性能**

**Tab.4　Physical and mechanical properties of soil layers**

| 土层类别 | 埋深/m | 重度/(kN·m$^{-3}$) | 内摩擦角/(°) | 黏聚力/kPa | 压缩模量/MPa |
|---|---|---|---|---|---|
| 杂填土 | 0.8 | 19 | 5 | 15 | — |
| 黏质粉土 | 4.8 | 19.2 | 26.7 | 8.8 | 12.3 |
| 砂质粉土1 | 10.3 | 19.4 | 28.0 | 10.8 | 13.7 |
| 砂质粉土2 | 16.2 | 19.4 | 28.2 | 15.5 | 13.5 |
| 砂质粉土夹粉砂 | 20.7 | 19.6 | 28.6 | 18.5 | 13.6 |

### 4.2　实测结果与计算分析

使用本文方法计算该工程实例,开挖前抗拔桩总桩长20 m,开挖后截桩6 m,实际有效桩长14 m. 将理论方法计算得到的抗拔桩荷载-位移曲线与现场实测值进行对比,结果如图16所示. 由于在工程实测中不施加荷载至极限承载力,且逐级加荷过程中若达到极限承载力桩体即会脱开,所以实测曲线均不会出现理论分析中的软化趋势. 理论计算显示开挖前抗拔桩极限承载力为1 283 kN. 开挖后为787 kN,较开挖前下降38.7%. 若只考虑抗拔桩基坑底面下有效桩长段的承载力,其对应桩段较开挖前极限承载力下降22.5%. 理论计算结果在基坑开挖前与实测值相近,在基坑开挖后理论计算结果较实测值的抗拔刚度偏小,每级荷载结果误差范围为7%~20%. 本文理论计算方法忽略了施工过程对土体的扰动以及群桩之间的加筋效应等因素,在一定误差范围内可以满足工程需要. 相关研究有待在后续完善.

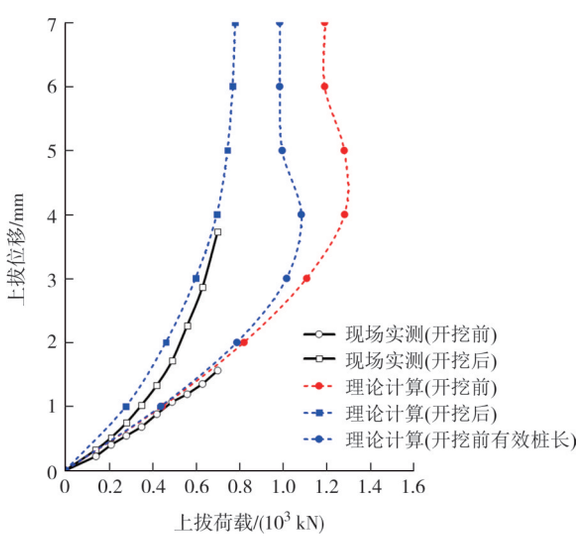



图16　现场实测与理论计算对比

Fig.16　Comparison between on-site measurement and theoretical calculation

## 5　结 论

本文针对抗拔桩基础在基坑开挖工况下其承载性能难以准确评估的问题,提出了一种半解析求解分析方法. 结合荷载传递法与剪切位移法构建了适用于基坑开挖工况下抗拔桩受力分析的计算模型,并在桩-土界面模型中引入表征应变软化的黏聚区域模型,同时考虑基坑开挖卸荷效应和回弹效应. 通过算例分析了抗拔桩在基坑开挖前后的承载性能,并对其作参数分析. 最后,分别在基坑开挖前后做抗拔桩原位试验,将测得的试验数据与理论计算结果对比,主要得出以下结论:

1)本文提出的抗拔桩计算方法考虑了界面软化效应,可用于分析桩在基坑开挖条件下的承载性能.

2)基坑开挖前未经受扰动的土体,在桩土剪切过程中软化现象明显. 基坑开挖后坑内土体回弹,产生的位移场使桩身受拉,部分桩身桩侧摩阻力提前达到峰值,使得开挖后的桩在上拔过程中软化现象削弱.

3)开挖深度、有效桩长以及不同性质的土体均影响抗拔桩的承载性能. 开挖深度越深影响越大,有效桩长越长越能削弱基坑开挖的影响.

4)采用本文提出的理论计算方法对原位试验桩进行分析,结果显示计算得到荷载-位移曲线与实测结果的误差在20%以内,验证了该方法在工程设计中的适用性.

## 参考文献

[1]　IWASAKI Y, WATANABE H, FUKUDA M, et al. Construction control for underpinning piles and their behaviour [J]. Géotechnique, 1994, 44(4): 681-689.

[2]　刘畅, 郭悦, 郑刚, 等. 深基坑开挖对坑底桩受力变形特性的影响研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(5): 177-186.

LIU C, GUO Y, ZHENG G, et al. Research on effect of deep excavation on force-deformation characteristics of piles in pit[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(5): 177-186. (in Chinese)

[3] 罗耀武,胡琦,陈云敏,等. 基坑开挖对抗拔桩极限承载力影响的模型试验研究[J]. 岩土工程学报,2011,33(3):427-432.
LUO Y W, HU Q, CHEN Y M, et al. Model tests on ultimate uplift capacity of piles under excavation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2011,33(3): 427-432.(in Chinese)

[4] 胡琦,凌道盛,孔令刚,等. 超深开挖对抗拔桩承载力影响的离心机试验研究[J]. 岩土工程学报,2013,35(6):1076-1083.
HU Q, LING D S, KONG L G, et al. Effects of deep excavation on uplift capacity of piles by centrifuge tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(6): 1076-1083. (in Chinese)

[5] 胡琦,凌道盛, 陈云敏,等. 深基坑开挖对坑内基桩受力特性的影响分析[J]. 岩土力学, 2008,29(7): 1965-1970.
HU Q, LING D S, CHEN Y M, et al. Study of loading characters of pile foundation due to unloading of deep foundation pit excavation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(7): 1965-1970.(in Chinese)

[6] 王成华,刘庆晨. 考虑基坑开挖影响的群桩基础竖向承载性状数值分析[J]. 岩土力学,2012,33(6): 1851-1856.
WANG C H, LIU Q C. Numerical analysis of vertical bearing behavior of group pile foundation considering pit excavation effect [J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(6): 1851-1856. (in Chinese)

[7] 龚晓南, 王继成, 伍程杰. 深基坑开挖卸荷对既有桩基侧摩阻力影响分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2014,41(6): 70-76.
GONG X N, WANG J C, WU C J. Effect of unloading on the shaft resistance of existing piles due to deep excavation[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2014, 41(6): 70-76. (in Chinese)

[8] 罗耀武. 大面积深开挖对抗拔桩承载性状的影响研究[D]. 杭州:浙江大学,2010.
LUO Y W. The influence of large and deep excavation on the bearing behavior of uplift piles [D]. Hangzhou: Zhejiang University,2010.(in Chinese)

[9] 郝喆. 深基坑开挖时抗拔桩承载力及变形特性研究[J]. 地下空间与工程学报,2018,14(增刊2): 673-678.
HAO Z. Study on bearing capacity and deformation of uplift piles during excavation of deep foundation pit[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2018, 14(Sup.2): 673-678.(in Chinese)

[10] 饶凯,刘彦辉,王际凯,等. 基坑开挖卸荷下桩基抗拔承载力影响因素研究[J]. 兰州理工大学学报,2023,49(2): 130-137.
RAO K, LIU Y H, WANG J K, et al. Study on influence factors of uplift pile bearing capacity under unloading of foundation pit excavation[J]. Journal of Lanzhou University of Technology, 2023,49(2): 130-137.(in Chinese)

[11] SEED H B, REESE L C. The action of soft clay along friction piles[J]. Transactions of the American Society of Civil Engineers, 1957,122(1):731-754.

[12] COOKE R W, PRICE G, TARR K. Jacked piles in London clay: a study of load transfer and settlement under working conditions[J]. Géotechnique, 1979,29(2):113-147.

[13] 凌道盛,涂福彬,卜令方. 基于黏聚区域模型的边坡渐进破坏过程强化有限元分析[J]. 岩土工程学报,2012,34(8):1387-1393.
LING D S, TU F B, BU L F. Enhanced finite element analysis of progressive failure of slopes based on cohesive zone model[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(8): 1387-1393.(in Chinese)

[14] 陈昌富,黎玉琪. 考虑桩土界面相对位移与界面外土体剪切变形抗拔桩荷载传递分析[J]. 公路工程,2018,43(3):35-39.
CHEN C F, LI Y Q. Load transfer analysis of the tension pile considering the relative displacement of pile-soil interface and shear deformation of soil outside interface [J]. Highway Engineering, 2018, 43(3): 35-39.(in Chinese)

[15] 叶帅华, 辛亮亮. 基于桩-土界面剪切特性的单桩沉降和承载问题研究[J]. 岩土力学,2024,45(5):1457-1471.
YE S H, XIN L L. Settlement and bearing capacity of single pile based on shear characteristics of pile-soil interface[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(5): 1457-1471.(in Chinese)

[16] 周攀, 李镜培, 李盼盼, 等. 基于界面本构模型的砂土中单桩荷载-沉降响应预测方法[J]. 岩土力学, 2024, 45(6): 1686-1698.
ZHOU P, LI J P, LI P P, et al. Prediction method for load-settlement response of a single pile in sand based on an interface constitutive model[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(6): 1686-1698.(in Chinese)

[17] 罗耀武,胡琦,凌道盛,等. 桩-土界面特性对砂土地基中抗拔桩承载特性影响的模型试验研究[J]. 岩土力学,2011,32(3): 722-726.
LUO Y W, HU Q, LING D S, et al. Model experimental research on effects of properties of interface between piles and sand on bearing behavior of uplift piles in sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(3): 722-726.(in Chinese)

[18] 金子豪,杨奇,陈琛,等. 粗糙度对混凝土-砂土接触面力学特性的影响试验研究[J]. 岩石力学与工程学报,2018,37(3): 754-765.
JIN Z H, YANG Q, CHEN C, et al. Experimental study on effects of the roughness on mechanical behaviors of concrete-sand interface [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(3): 754-765.(in Chinese)

[19] 陈锦剑,王建华,范巍,等. 抗拔桩在大面积深开挖过程中的受力特性分析[J]. 岩土工程学报,2009,31(3):402-407.
CHEN J J, WANG J H, FAN W, et al. Behavior of up-lift pile foundation during large-scale deep excavation [J]. Chinese

Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(3): 402-407. (in Chinese)

[20] 杨晶. 软土地区某深基坑开挖过程中抗拔桩受力分析[J]. 地下空间与工程学报,2021, 17(增刊2): 861-867.
YANG J. Stress analysis on uplift piles of deep excavation in soft soil area [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2021, 17(Sup.2): 861-867. (in Chinese)

[21] HU C B, YANG Q D, LING D S, et al. Numerical simulations of arbitrary evolving cracks in geotechnical structures using the nonlinear augmented finite element method (N-AFEM) [J]. Mechanics of Materials, 2021, 156: 103814.

[22] PARK K, PAULINO G H. Computational implementation of the PPR potential-based cohesive model in ABAQUS: Educational perspective [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2012, 93: 239-262.

[23] ALONSO E E, JOSA A, LEDESMA A. Negative skin friction on piles: a simplified analysis and prediction procedure [J]. Géotechnique, 1984, 34(3): 341-357.

[24] RANDOLPH M F, WROTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles [J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1978, 104(12): 1465-1488.

[25] GIBSON R E. Some results concerning displacements and stresses in a non-homogeneous elastic half-space [J]. Géotechnique, 1969, 19(1): 160-161.

[26] DUNCAN J M, SEED R B. Compaction-induced earth pressures under $K_0$-conditions [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1986, 112(1): 1-22.

[27] MAYNE P W, KULHAWY F H. $K_o$-OCR relationships in soil [J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1982, 108(6): 851-872.

[28] 罗耀武, 凌道盛, 陈云敏, 等. 土体$K_0$加卸载过程中水平应力变化研究[J]. 工业建筑, 2010, 40(7): 56-58.
LUO Y W, LING D S, CHEN Y M, et al. The change in horizontal stress of soils during $K_0$ loading-unloading [J]. Industrial Construction, 2010, 40(7): 56-58. (in Chinese)

[29] 建筑地基基础设计规范:GB 50007—2011[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2012.
Code for design of building foundation: GB 50007—2011 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012. (in Chinese)

[30] RANDOLPH M F, WROTH C P. An analysis of the vertical deformation of pile groups [J]. Géotechnique, 1979, 29 (4): 423-439.

[31] 王腾, 张哲. 粉土界面恒刚度循环剪切试验研究[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(10): 1921-1927.
WANG T, ZHANG Z. Experimental studies on cyclic shear behavior of steel-silt interface under constant normal stiffness [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41 (10): 1921-1927. (in Chinese)

[32] 王仕豪, 侯奉展, 李文兰, 等. 基于颗粒流的黏土-混凝土界面剪切研究[J]. 低温建筑技术, 2024, 46(10): 115-118.
WANG S H, HOU F Z, LI W L, et al. Particle flow-based study of clay-concrete interface shear characteristics [J]. Low Temperature Architecture Technology, 2024, 46(10): 115-118. (in Chinese)